

Simulación numérica de elementos estructurales de hormigón armado de alta resistencia sometidos a explosiones

Numerical simulation of the behaviour of high strength concrete structural members subjected to blast

G. Morales-Alonso⁽¹⁾, D. A. Cendón Franco⁽²⁾ y V. Sánchez-Gálvez⁽³⁾

Recibido | Received: 21-12-2010
Aceptado | Accepted: 28-03-2011

Resumen

En los últimos años ha crecido el interés por el uso del hormigón de alta resistencia en la construcción de estructuras resistentes a explosiones y de elementos de protección frente a impactos y explosiones. En el presente trabajo se analiza la capacidad de los modelos numéricos existentes a la hora de reproducir resultados experimentales obtenidos sobre hormigones de alta resistencia sometidos a cargas explosivas y cargas estáticas. Para ello se emplea una campaña experimental desarrollada por la Agencia de Defensa de Suecia sobre vigas de este material. Los resultados obtenidos demuestran la capacidad de las herramientas numéricas para reproducir adecuadamente el comportamiento del hormigón si bien, paradójicamente, proporcionan mejores resultados en régimen dinámico que en régimen estático. Las simulaciones numéricas, junto con el análisis de los resultados experimentales, permiten obtener conclusiones acerca del diferente comportamiento de los elementos estructurales sometidos a altas velocidades de deformación frente a su comportamiento en régimen estático.

Palabras clave: hormigón armado de alta resistencia, explosiones, método de los elementos finitos, simulación numérica.

Abstract*

High strength concrete is being used over the last years for the construction of structures capable of withstanding explosions, as well as on protective structures against impacts and explosions. In the presented research, the ability of the numerical tools for representing the experimental results obtained on tests of high strength concrete elements subjected to explosive and static loading is analyzed. To that end, the experimental tests carried out by the Swedish Defence Agency on high strength concrete beams are used. The results obtained show the ability of numerical methods for accurately reproducing the behavior of concrete. Paradoxically, better results have been obtained for the dynamic loading than for the static loading. Numerical simulations and experimental results show a different structural response of the structural elements when subjected to high strain rate regarding their behavior under static loading.

Keywords: high strength reinforced concrete, blast, finite element method, numerical simulation.

* An extensive English language summary of the present article is provided on page 95 of this issue both for the convenience of non-Spanish-speaking readers and inclusion in databases.

- (1) Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos. Departamento de Ciencia de los Materiales. E.T.S.I. Caminos, Canales y Puertos, U.P.M. (Madrid, España) y Centro de Investigación en Seguridad y Durabilidad de Estructuras y Materiales (CISDEM), U.P.M. (Madrid, España).
- (2) Dr. Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos. Departamento de Ciencia de los Materiales. E.T.S.I. Caminos, Canales y Puertos, U.P.M. (Madrid, España) y Centro de Investigación en Seguridad y Durabilidad de Estructuras y Materiales (CISDEM), U.P.M. (Madrid, España).
- (3) Dr. Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos. Licenciado en Ciencias Físicas. Departamento de Ciencia de los Materiales. E.T.S.I. Caminos, Canales y Puertos, U.P.M. (Madrid, España) y Centro de Investigación en Seguridad y Durabilidad de Estructuras y Materiales (CISDEM), U.P.M. (Madrid, España).

Persona de contacto / Corresponding author: dcendon@mater.upm.es

1. INTRODUCCIÓN

En los últimos años se detecta un aumento alarmante en el número de ataques terroristas en zonas urbanas, que causan grandes daños y en ocasiones la total destrucción de edificios e infraestructuras de transporte (edificios de estacionamiento, aeropuertos, estaciones de metro y ferrocarril, entre otros). Estos sucesos han conducido a numerosos países avanzados a desarrollar proyectos para definir la seguridad en edificios de riesgo y establecer medidas de protección, tanto activas como pasivas, para incrementar la seguridad de estas infraestructuras ante impactos y explosiones. Con frecuencia la estructura resistente de estos edificios es de hormigón armado.

En un ataque terrorista ante una infraestructura civil el daño o destrucción de alguno de sus elementos estructurales puede ocasionar grandes desperfectos o incluso el colapso total del edificio. De igual forma, es frecuente que los elementos de protección de infraestructuras de riesgo frente a ataques terroristas se construyan en hormigón armado, pues es un diseño barato y fácil de construir.

En ambas situaciones es por tanto necesario determinar el comportamiento de la estructura de hormigón cuando se vea sometida a un impacto, una explosión o ambas acciones conjuntas (como por ejemplo el impacto de fragmentos procedentes de una explosión).

Incrementar la seguridad de las infraestructuras existentes y futuras requiere conocer el comportamiento de las estructuras de hormigón armado sometidas a cargas impulsivas, entendiendo éstas como aquellas cuyo tiempo de aplicación sobre la estructura es muy pequeño, incluso 1000 veces inferior al periodo de sus modos propios de vibración (como por ejemplo impactos de vehículos contra elementos estructurales de un puente o un edificio o la incidencia de la onda de presión de una explosión sobre una estructura). Este tipo de cargas extraordinarias pueden ocasionar la ruina total de la estructura a partir del fallo, incluso, de un único elemento estructural crítico por medio del llamado colapso progresivo [1].

Sin embargo, pese a la necesidad de contar con herramientas para construir edificios e infraestructuras resistentes a explosiones, o de reforzar los ya existentes, cuando el proyectista afronta el diseño de una estructura con estos requisitos no dispone de ninguna metodología específica que recoja aspectos tales como cargas, métodos de cálculo, o modelos de material. Únicamente puede contar con algunos documentos y manuales [2] - [4] que junto con las prescripciones del Código Modelo [5] no proporcionan más que una serie de recomendaciones y medidas de carácter genérico.

Desde el punto de vista del cálculo, el enfoque más simplista consiste en el denominado *método de la carga estática equivalente*, que supone establecer una equi-

valencia entre la acción de la presión producida por la explosión, y un patrón de cargas que se aplica sobre la estructura, la cual se calcula con consideraciones puramente estáticas. Este enfoque, si bien tiene la ventaja de ser el más próximo a la metodología habitual con la que se calculan y dimensionan las estructuras frente a cargas ordinarias en Estado Límite Último y Estado Límite de Servicio, es a todas luces excesivamente simplista y no tiene en cuenta aspectos fundamentales, como por ejemplo la propia inercia de la estructura. A pesar de su simplicidad, es utilizado por algunos autores para cálculos de comprobación [6].

Una metodología más elaborada es la que se realiza mediante el análisis dinámico de *pseudo sistemas de un grado de libertad*. Esta metodología es la recomendada por el manual técnico TM5-1300 del Departamento de la US Army [4] y probablemente sea la más extendida en el ámbito de la ingeniería (ver, por ejemplo [7] - [9]). Consiste en sustituir la estructura por un sistema equivalente en rigidez, de un único grado de libertad, y utilizar el espectro de respuesta elástico o elasto-plástico para predecir el máximo esfuerzo en la estructura. Si bien esta metodología sí tiene en cuenta la inercia, e incluso puede incorporar el efecto de la velocidad de sollicitación en la respuesta del material, tiene como principal inconveniente que considera la respuesta de toda la estructura de forma simultánea, cuando en el caso de las explosiones, especialmente si se producen cerca de la estructura, su duración es mucho menor que el tiempo necesario para que toda la estructura se ponga en movimiento y, por tanto, pueda contribuir a resistir la acción. El efecto de la degradación progresiva de los diferentes elementos afectados de forma directa por la onda de choque tampoco puede incorporarse de forma sencilla.

De este modo, cuando se persigue un análisis más realista y detallado del comportamiento estructural ante explosiones o impactos, los dos enfoques más precisos disponibles en la actualidad son:

- Realización de ensayos a escala real de elementos estructurales sometidos a explosiones [10] - [19].
- Desarrollo de modelos materiales (ecuaciones constitutivas y de estado) para el hormigón armado a altas velocidades de deformación, e implementación de dichos modelos en programas de elementos finitos para simular los elementos estructurales. Algunos de estos modelos se recogen en las referencias [20] - [25].

La primera alternativa tiene como principal inconveniente el alto coste que implica. Debido a que se trata de ensayos evidentemente destructivos, el diseño de estructuras mediante prueba y error con ensayos a escala real conduce a la necesidad de construir y después someter a explosiones tantas estructuras como hipótesis de explosión se consideren en el diseño. Además esta estrategia implica el desarrollo de

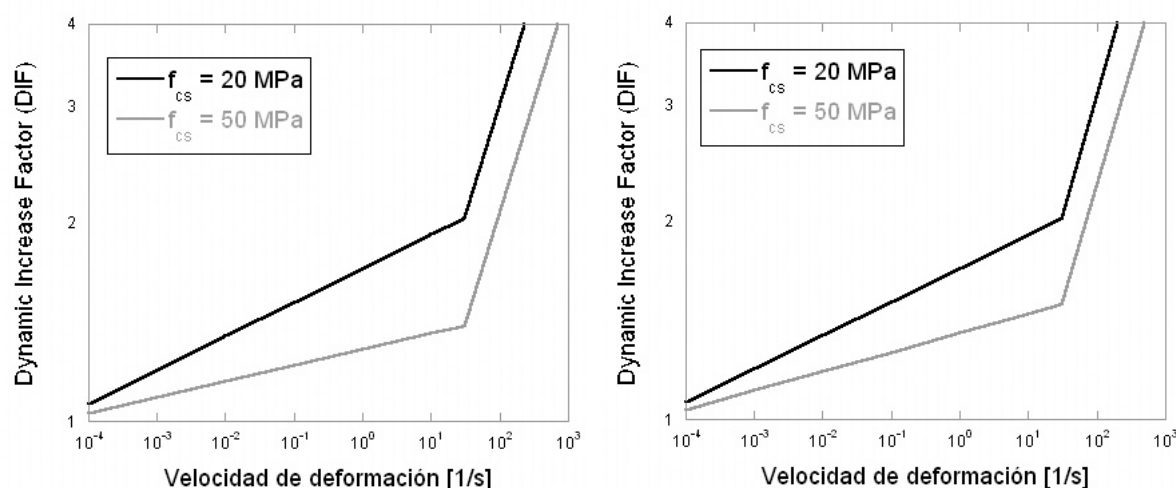


Figura 1. Influencia de la velocidad de deformación en la resistencia a compresión (a) y a tracción (b) del hormigón de acuerdo con [29].

investigación civil con realización de ensayos a escala real con explosivos, lo que presenta dificultades por la falta de permisos para la manipulación de explosivos, así como el acceso a campos de prueba adecuados [26].

La segunda línea encontraba su límite, hasta hace poco, en la potencia de cálculo disponible: simular una estructura completa de varias decenas o centenas de metros, extrapolando el comportamiento de elementos de milímetros o, a lo sumo, centímetros era, hasta hace unos años, inconcebible. Sin embargo, las herramientas de cálculo puestas a disposición de ingenieros e investigadores durante los últimos años han crecido de forma exponencial, por lo que este tipo de cálculos sí resultan ahora factibles. No obstante, extrapolar el comportamiento del material en el entorno de unos pocos milímetros a una estructura completa puede llevar a resultados erróneos si no se utiliza el modelo de material adecuado [27]. Por este motivo, contar con modelos fiables de comportamiento de hormigón armado sometido a explosiones resulta de gran importancia.

Desde un punto de vista fenomenológico, la dependencia de las propiedades mecánicas del hormigón en función de la velocidad de deformación ha sido y todavía es una materia en estudio en el sector de la ingeniería civil. Desde los trabajos de Abrams [28] es sabido que el valor de la resistencia a rotura del hormigón aumenta con la velocidad de deformación. Más aún, en el Informe del CEB [29] se afirma que no hay ninguna propiedad mecánica del hormigón armado que disminuya con un aumento de la velocidad de deformación, salvo quizás la deformación máxima, lo que puede resultar bastante ventajoso de cara al diseño estructural ante cargas impulsivas.

El incremento de las resistencias a compresión y a tracción ante cargas impulsivas se representa en la literatura especializada por medio del *Dynamic Increase Factor* (DIF) que es el cociente entre la resistencia dinámica y la estática para distintas velocidades de deformación. La Figura 1 muestra los valores del DIF

en las resistencias a compresión y a tracción propuestos por el CEB [29], basados en los resultados obtenidos por distintos investigadores [30], [31] para dos hormigones de resistencia característica a compresión de 20 y 50 MPa.

Según estos resultados, en el rango de velocidades de deformación que una explosión puede inducir sobre una estructura de hormigón armado (10² - 10³ s⁻¹), las resistencias a compresión y a tracción del hormigón podrían ser entre 3 y 5 veces superiores a las que tendría en rango estático. El informe del CEB [29] contiene también fórmulas que permiten conocer la variación del módulo de elasticidad del hormigón y de sus deformaciones últimas tanto a compresión como a tracción, que son superiores a las del rango estático.

Sin embargo, en los últimos años, algunos autores han puesto en entredicho estos valores del DIF ([32] - [39]). Según estos autores, sería el confinamiento lateral que se produce en la probeta durante el ensayo dinámico el que originaría este aumento aparente de resistencia. Así, una parte del incremento de resistencia del hormigón medida en este ensayo sería en realidad un efecto estructural de la probeta, y no una propiedad intrínseca del material. Para más información sobre el ensayo dinámico en *barra Hopkinson*, véanse las referencias [40] y [41].

A estas dificultades en la determinación de las propiedades del hormigón estructural a altas velocidades de deformación hay que sumar la gran incertidumbre que supone la enorme cantidad de modelos numéricos para reproducir el comportamiento del hormigón. Fijándonos en un programa comercial, como por ejemplo LS-DYNA [42], de acuerdo con el manual de usuario, encontramos hasta 19 modelos de material que pueden utilizarse para simular hormigones.

Estas incertidumbres se deben, en gran parte, a la escasez de información experimental sobre ensayos reales de estructuras de hormigón armado sometidas a explosiones con los que poder calibrar modelos

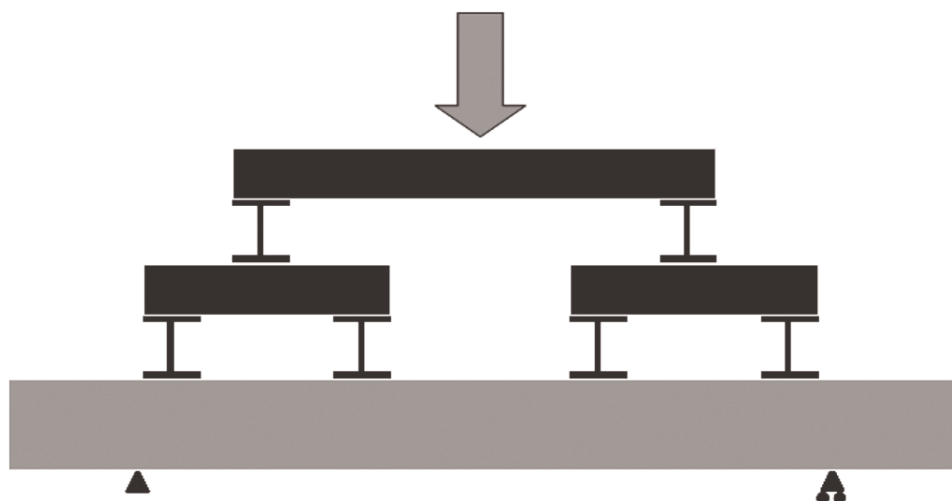


Figura 2. Esquema del ensayo estático en máquina hidráulica, según [14].

numéricos de comportamiento del hormigón. Por este motivo, en el presente trabajo se lleva a cabo un estudio analítico y numérico de una campaña experimental exhaustiva, desarrollada por la Agencia de Defensa de Suecia (FOI, por sus siglas en sueco) [14] - [16], sobre vigas de hormigón armado de alta resistencia ante cargas estáticas y explosivas. El análisis numérico se realiza mediante uno de los modelos de comportamiento del hormigón más completos incluidos en la actualidad en el programa LS-DYNA, el *Winfrieth Concrete Model* [21] - [23], [42].

El objetivo fundamental es el de analizar la capacidad de las herramientas de simulación numérica a la hora de reproducir el comportamiento del hormigón con un mismo modelo de material barriendo el espectro de la baja velocidad de deformación a la alta velocidad alcanzada en las explosiones. Adicionalmente, con el fin de estudiar el grado de avance frente a los modelos analíticos simplificados, se aportan los resultados que se obtienen a partir de los diagramas de dominios de deformación proporcionados por la Instrucción de Hormigón Estructural, EHE-08 [43], para el caso de las vigas ensayadas en régimen estático.

2. CAMPAÑA EXPERIMENTAL

2.1. Descripción de los ensayos

Entre los años 1997 y 2000 la FOI (Agencia de Defensa de Suecia) realizó una serie de experimentos sobre

vigas de hormigón armado de alta resistencia, con el objeto de estudiar el comportamiento de estructuras de dicho material ante explosiones [14] - [16]. Esta misma campaña experimental ha sido recientemente simulada por los mismos autores [17].

La campaña experimental constó de dos fases de ensayos. En una primera fase se ensayaron las vigas ante carga estática, obteniendo su carga última y la gráfica reacción en los apoyos frente a desplazamiento en centro de vano. Para la segunda fase de la campaña experimental, ensayos ante carga impulsiva, se utilizó un tubo de choque, que permite el ensayo de las vigas ante una onda de choque plana provocada por una explosión.

El diseño de la campaña experimental garantizó que en las dos fases del ensayo la aplicación de la carga fuese lo más parecida posible, con el objeto de que la respuesta estructural de la viga fuese comparable y poder analizar el efecto de la velocidad de deformación. Dado que en los ensayos ante carga impulsiva se utilizó un tubo de choque de 10 m de longitud y sección de 1.2 x 1.6 m, en el que se supone que la onda de presión al final del tubo puede considerarse plana, esta aplicación de carga es asimilable a una carga uniformemente distribuida sobre la viga. Por esta razón en los ensayos estáticos la carga se aplicó sobre unas vigas metálicas que distribuían la carga sobre la viga lo más uniformemente posible (Figuras 2 y 3).

Tanto en los ensayos estáticos como en los impulsivos se dispusieron células de carga en los apoyos de

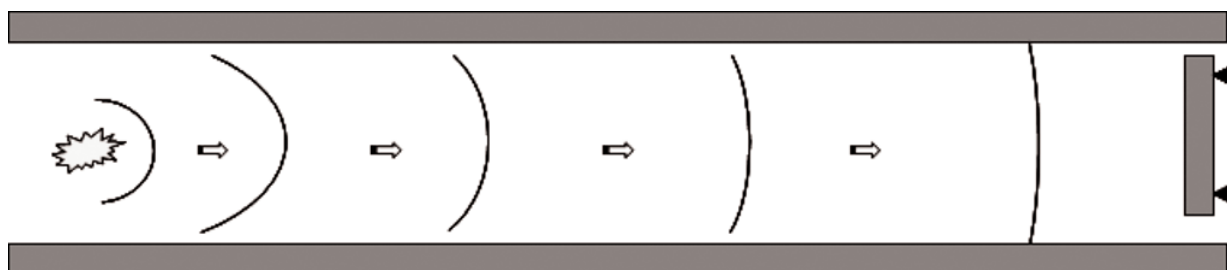


Figura 3. Esquema del ensayo impulsivo en tubo de choque, según [14].

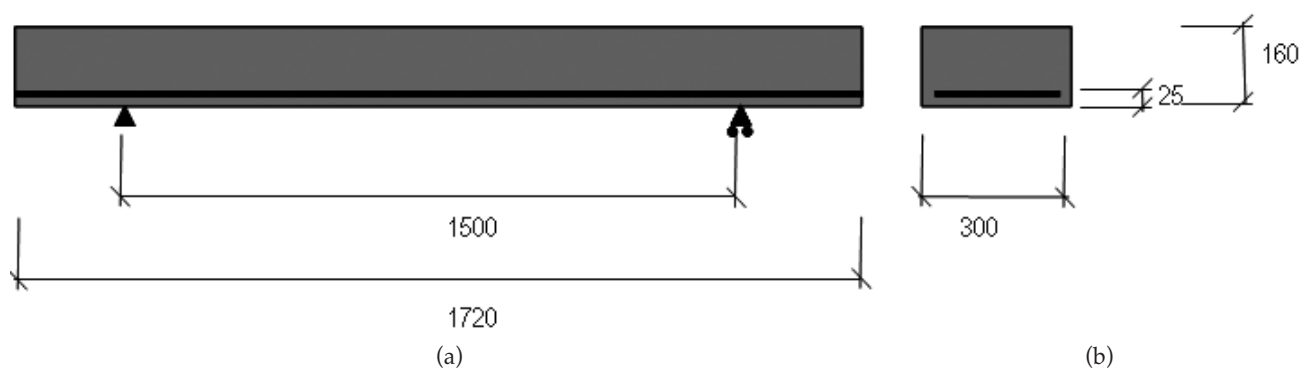


Figura 4. Definición geométrica de las vigas ensayadas tanto ante carga estática como impulsiva, cotas en [mm], según [14].
(a) Alzado (b) Sección con armadura inferior genérica

las vigas, así como medidores de deformación en su centro de vano. Adicionalmente, en los ensayos impulsivos se contó con captadores piezoeléctricos de presión para medir la presión de la onda de choque actuante sobre las vigas.

Se ensayaron un total de 11 vigas con distintas resistencias a compresión del hormigón y cuantías de armado. En la presente investigación se han seleccionado tan sólo tres de ellas, con el objeto de estudiar de manera desacoplada el efecto de la variación de la resistencia a compresión del hormigón y de la cuantía de armadura de las vigas. Las características de las vigas estudiadas se recogen en la Figura 4 y la Tabla 1.

2.2. Resultados de los ensayos

La campaña experimental desarrollada por la FOI arroja tres resultados principales [14] – [16], referentes a (a) el modo de fallo de las vigas, (b) su ductilidad y (c) la carga portante máxima ante los dos regímenes de sollicitación estudiados.

En los ensayos estáticos el modo de fallo de las vigas es por flexión, definido por la aparición de fisuras verticales en centro de vano, plastificación de las

armaduras inferiores y fallo del hormigón por aplastamiento en la cabeza de compresión. Por el contrario, en los ensayos impulsivos se produce en general un fallo por cortante, caracterizado por la aparición de fisuras en diagonal desde los apoyos. El fallo por cortante ante carga impulsiva se produce en todas las vigas a excepción de aquellas con poca cuantía de armado, como la viga B100-D3(12).

La mayor ductilidad, tanto en ensayos estáticos como en dinámicos, se produce con cuantías de acero moderadas, mientras que una cuantía elevada provoca un comportamiento más rígido y frágil. Por el contrario, para una cuantía de acero dada, un incremento de la resistencia característica del hormigón apenas influye en la carga máxima y en la ductilidad de la estructura.

La suma de reacciones registrada en los apoyos de las vigas en ambas fases de ensayos muestra que el agotamiento ante sollicitación impulsiva requiere una mayor carga que ante la estática, lo que indica que la capacidad portante de las vigas al menos en apariencia es mayor ante carga impulsiva.

En las Figuras 5-7 se recogen los resultados experimentales para una misma viga ante carga estática e impulsiva. Como se puede observar, y según se ha

Tabla 1. Propiedades mecánicas de los materiales componentes de las vigas y cuantías de armado

	B100-S1(12) ¹ B100-D3(12)	B100-D3(16) B100-S1(16)	B200-S1 B200-D1
Armado	4φ12	5φ16	5φ16
Resistencia a compresión, f_{ck} [MPa]	101	101	204
Resistencia a tracción, $f_{ct,k}$ [MPa]	5,80*	5,80*	9,90
Módulo elástico, E_c [MPa]	44700	44700	74500
* NOTA: Este valor ha sido obtenido de las prescripciones de la EHE-08			
¹ La nomenclatura de los ensayos tiene el siguiente formato: BWWW-XY(Z), donde: B hace referencia al elemento estructural, "Beam". WWW hace referencia a la resistencia objetivo del hormigón, en [MPa]. X hace referencia al tipo de ensayo, S para "Static" y D para "Dynamic". Y hace referencia al número de ensayo dentro del mismo tipo de viga. Z hace referencia al diámetro de la barra de armado, en [mm].			

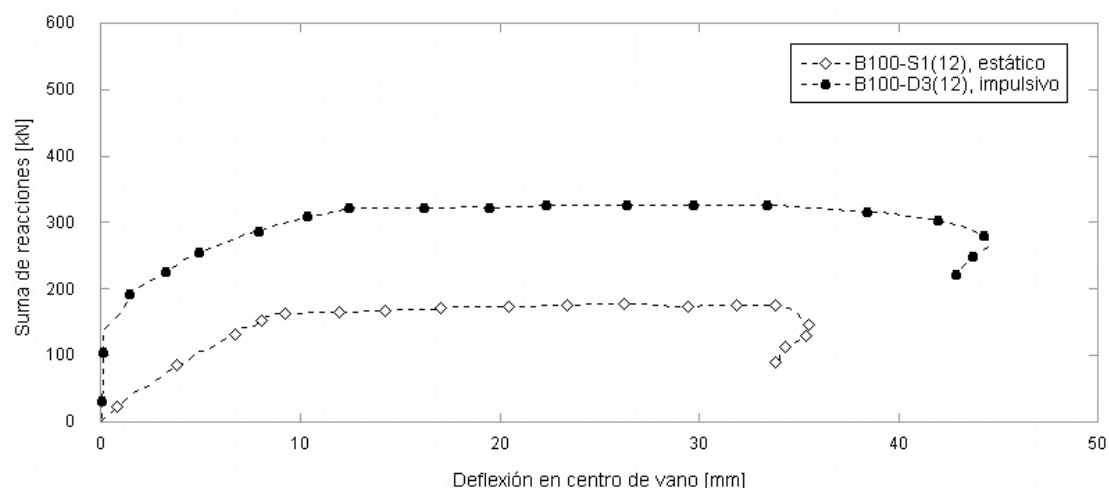


Figura 5. Gráfica experimental carga – desplazamiento de los ensayos B100-S1(12), estático, y B100-D3(12), impulsivo, según [14].

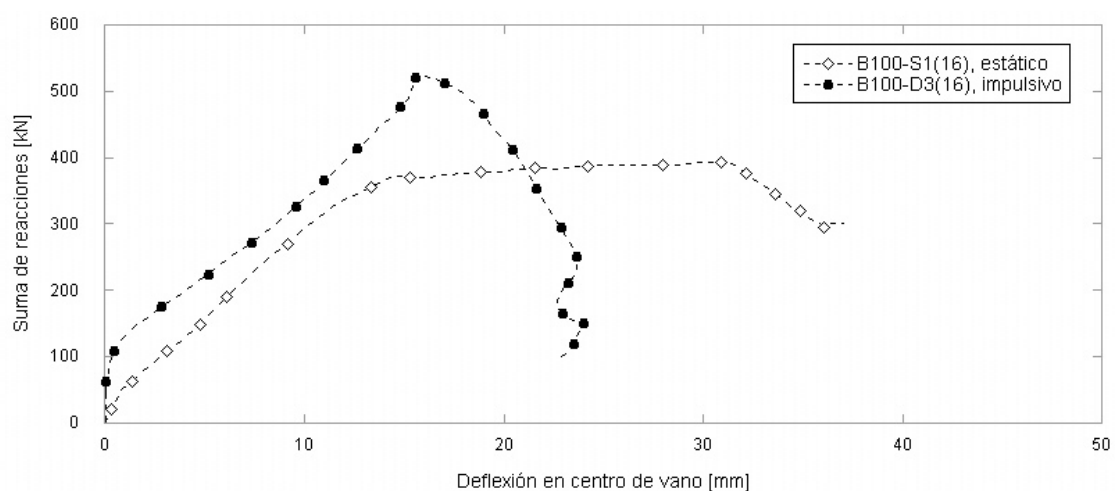


Figura 6. Gráfica experimental carga – desplazamiento de los ensayos B100-S1(16), estático, y B100-D3(16), impulsivo, según [14].

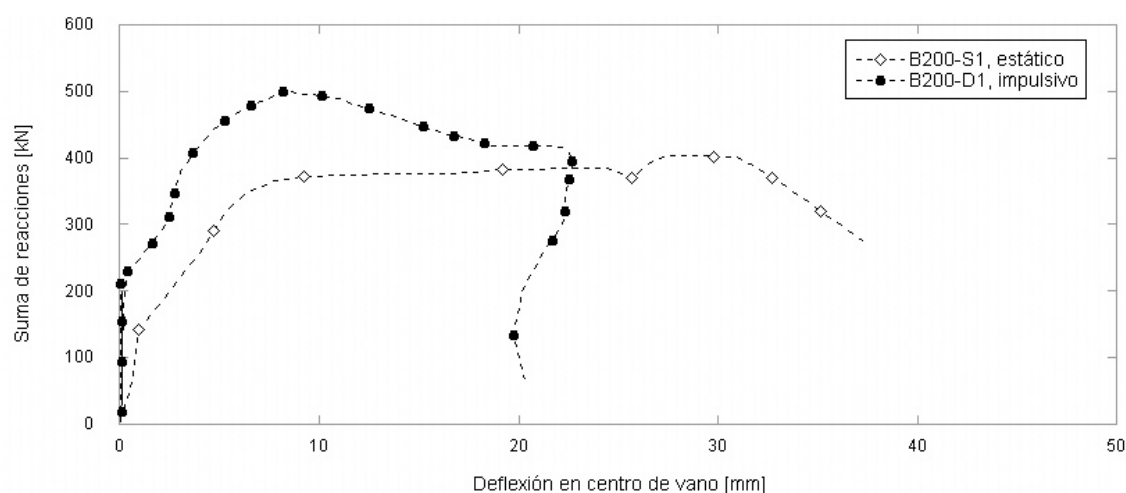


Figura 7. Gráfica experimental carga – desplazamiento de los ensayos B200-S1, estático, y B200-D1, impulsivo, según [14].

adelantado, en los tres ensayos bajo estudio se detecta un incremento de capacidad portante ante carga impulsiva.

En las gráficas carga – desplazamiento ante carga estática, se puede observar la evolución del comportamiento estructural de la viga ante fallo por flexión:

(a) comportamiento elástico previo a la fisuración, (b) cambio de pendiente en la rama elástica tras la fisuración, con disminución de la pendiente asociada al progreso de la fisuración, (c) entrada en régimen plástico tras alcanzar la carga máxima y (d) rotura de la viga al alcanzar la deformación máxima, seguida de una acusada caída de la carga.

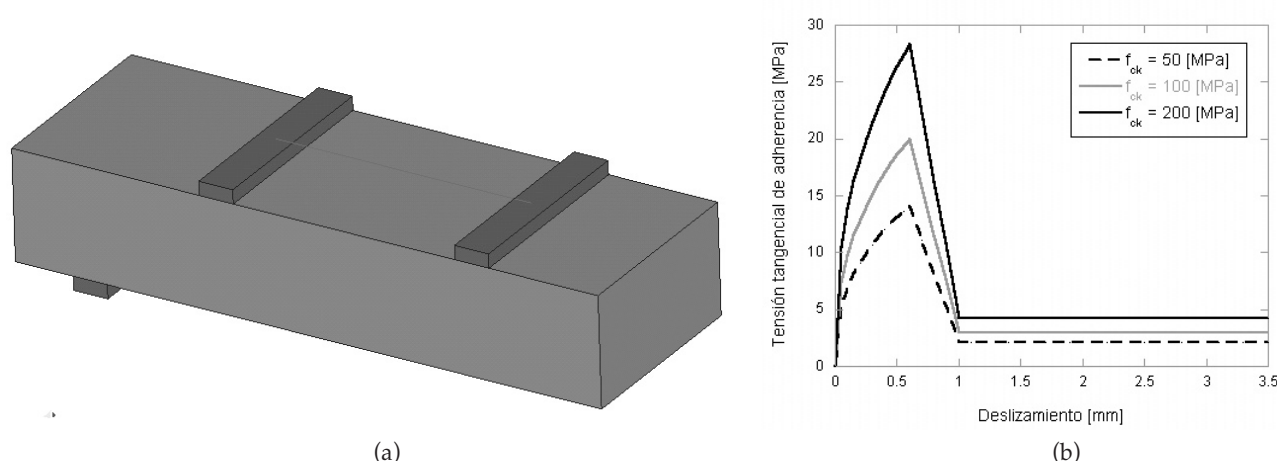


Figura 8. (a) Vista del modelo 3D desarrollado, únicamente para la mitad de la viga debido a la simetría existente.
(b) Ley de adherencia propuesta por el Código Modelo [5]

En los ensayos impulsivos esta evolución tan sólo se puede apreciar en la viga de menor cuantía, ya que las otras dos experimentan un fallo frágil por cortante. En cualquier caso, las tres vigas sometidas a carga impulsiva presentan una rama elástica en la que se aprecia que el módulo elástico aparentemente se incrementa con la velocidad de deformación, de acuerdo con el comportamiento descrito en [29].

Con el objeto de profundizar en el estudio de estos ensayos se han desarrollado simulaciones numéricas ante ambos regímenes de carga, que se describen en el siguiente apartado.

3. SIMULACIÓN NUMÉRICA

3.1. Descripción de los modelos desarrollados

Se han realizado simulaciones numéricas de las tres vigas objeto de estudio ante carga estática y ante carga impulsiva usando el programa numérico comercial LS-DYNA [42], que realiza cálculos basados en el método de los elementos finitos con integración explícita en el tiempo mediante la regla de integración de diferencias centrales, adecuado para simular la respuesta estructural con discontinuidades fuertes y ante cargas de muy rápida aplicación, pero aplicable también a cálculos estáticos.

La viga de hormigón y sus apoyos se han mallado con elementos sólidos (tipo *brick*) de un único punto de integración, de tamaño $5 \times 5 \times 5$ mm, lo que resulta en un total de 350.000 elementos. Las barras de acero de armar se han introducido como 900 elementos barra (tipo *truss*) de 5 mm de longitud. La adherencia entre hormigón y acero se simula de manera explícita a través de unos muelles plásticos que conectan ambos materiales. Esta técnica ha sido utilizada por los autores del presente artículo en anteriores investigaciones [44] con buenos resultados. En esta ocasión se ha utilizado la ley de adherencia propuesta por el Código

Modelo [5], ver Figura 8(b). Esta misma técnica ha sido utilizada posteriormente por otros autores, como los propios Magnusson *et al.* [17].

Pese a que el objeto del presente artículo es el estudio del hormigón de alta resistencia ante dos regímenes de carga diferentes, se ha realizado adicionalmente la simulación de una viga de resistencia normal (denominada B40-D4) perteneciente a la misma campaña experimental. El objeto de esta simulación es comparar los resultados numéricos obtenidos en la presente investigación con los de Magnusson *et al.* [17], cuyo enfoque es sensiblemente diferente, especialmente en lo relativo a la discretización de las armaduras y al modelo material considerado.

El modelo material utilizado para el hormigón es el Winfrith Concrete Model, modelo de fisura distribuida desarrollado por Broadhouse para la Agencia Nuclear del Reino Unido [21] - [23]. Sus principales características son:

1. Una ecuación de estado que relaciona la presión hidrostática con la deformación volumétrica.
2. Tras el fallo de un elemento en tracción, que se produce cuando éste alcanza una tensión principal máxima igual a la resistencia a tracción, se genera una fisura en el plano normal a dicha tensión principal, introduciéndose entonces una variación de la tensión normal con una curva de ablandamiento.
3. Las tensiones desviadoras se incrementan elásticamente hasta la superficie de plastificación definida por Ottosen [45], que viene dada por la siguiente ecuación:

$$\frac{A \cdot J'_2}{\sigma_c^2} + \frac{\lambda \cdot \sqrt{J'_2}}{\sigma_c} + \frac{B \cdot J_1}{\sigma_c} - 1 = 0 \quad (1)$$

Donde J'_2 es el segundo invariante del tensor desviador de tensiones, J_1 es el primer invariante del tensor

Tabla 2. Propiedades mecánicas utilizadas para la modelización del hormigón

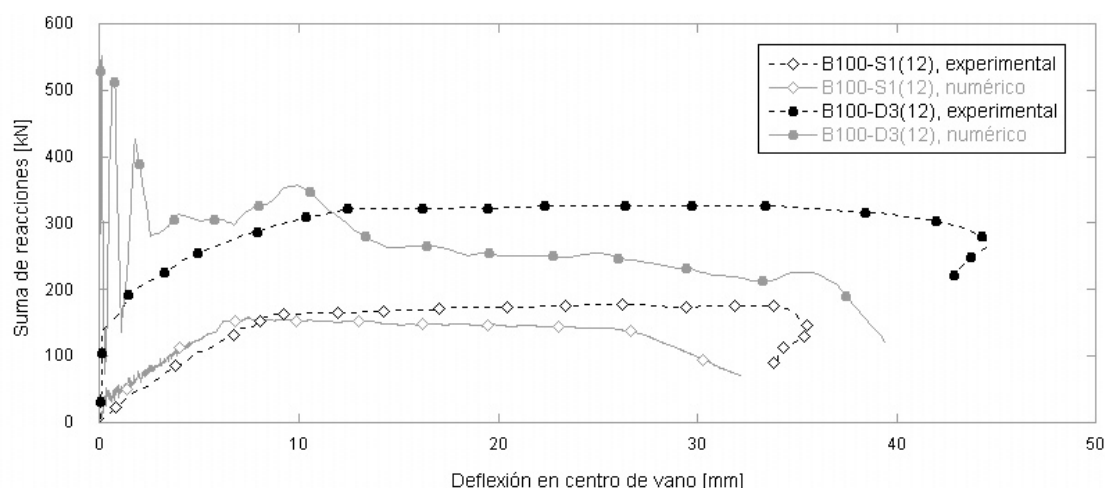
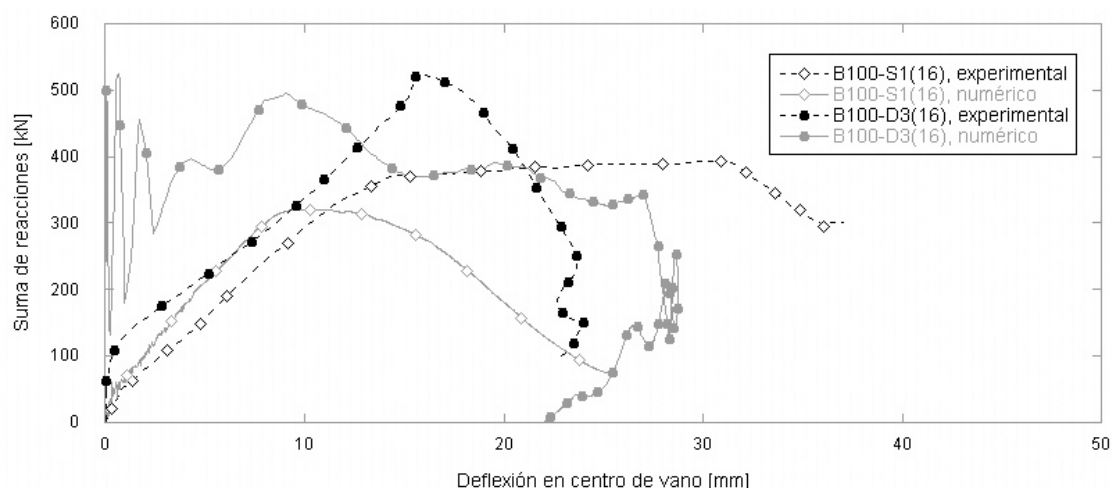
	B40-D4	B100-S1(12) B100-D3(12)	B100-S1(16) B100-D3(16)	B200-S1 B200-D1
Densidad [kg/m ³]	2.500	2.500	2.500	2.500
Resistencia a compresión, f_{ck} [MPa]	50	100	100	200
Resistencia a tracción, $f_{ct,k}$ [MPa]	6,00	5,80	5,80	9,90
Módulo elástico, E_c [MPa]	33.000	44.700	44.700	74.500
Coefficiente de Poisson, ν [-]	0,20	0,20	0,20	0,20
Energía de fractura, G_F [N/m]	100	100	100	100

de tensiones y A , B y λ son parámetros que dependen del cociente entre las resistencias a tracción y a compresión del hormigón (σ_c). El coeficiente λ también tiene en cuenta el tercer invariante J_3 del tensor desviador de tensiones.

En la presente investigación se ha recurrido al Winfrith Concrete Model para la simulación del comportamiento material del hormigón debido, en primer lugar, a que a pesar de ser uno de los modelos de comportamiento del hormigón más completos, sólo requiere la introducción de seis variables que corresponden con

parámetros del material medibles en ensayo de laboratorio. Por otra parte, la presencia de una curva de compactación por defecto que ha sido ajustada con ensayos del material y la mejora de las propiedades del material establecida a través de las fórmulas del CEB [29] hacen que este modelo de material sea altamente fiable, a juicio de los autores. Las propiedades mecánicas introducidas para las distintas vigas son las que se resumen en la Tabla 2.

En cuanto al acero de armar, ha sido modelizado mediante un material elástico – perfectamente plás-

**Figura 9.** Gráficas experimental y numérica carga – desplazamiento de los ensayos B100-S1(12), estático, y B100-D3(12), impulsivo**Figura 10.** Gráfica experimental y numérica carga – desplazamiento de los ensayos B100-S1(16), estático, y B100-D3(16), impulsivo

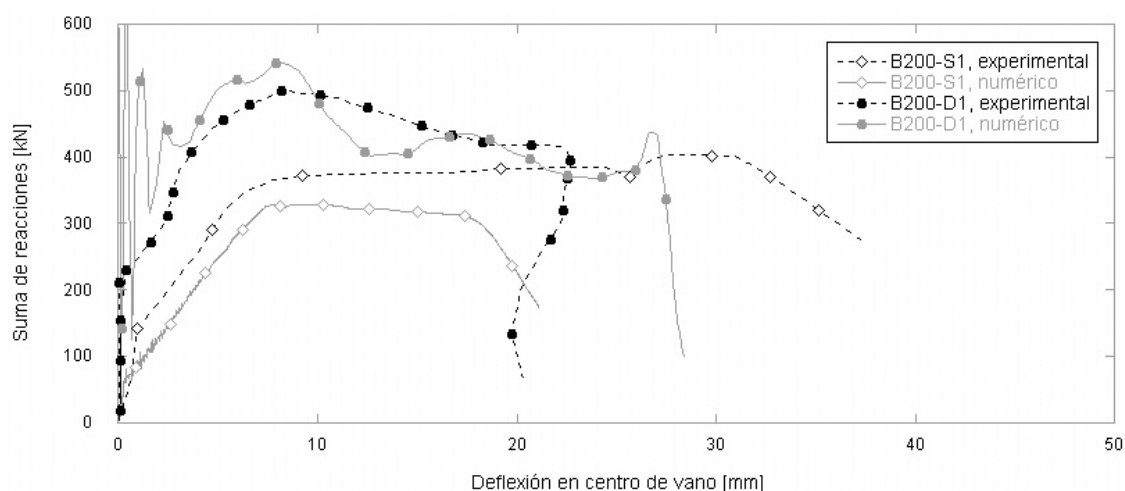


Figura 11. Gráfica experimental y numérica carga – desplazamiento de los ensayos B200-S1, estático, y B200-D1, impulsivo

tico, con un módulo elástico de 205.000 MPa y una tensión de plastificación de 500 MPa. Informes posteriores [16] demuestran que la tensión de plastificación del acero empleado en los ensayos fue ligeramente superior a la adoptada en la simulación numérica, lo cual podría explicar la ligera diferencia obtenida entre la carga máxima de los ensayos con carga estática y la obtenida en las simulaciones numéricas (Figuras 9, 10 y 11).

Para la aplicación de la carga estática se han simulado también las vigas de reparto de carga, según las posiciones y dimensiones definidas en [14] - [16], sobre las que se ha impuesto un desplazamiento que se traslada a la viga de hormigón por las citadas vigas metálicas. Por el contrario, para la simulación de los ensayos impulsivos se han aplicado las historias de presiones reflejadas medidas experimental-

mente sobre la cara expuesta de la viga, al igual que se realiza en [17].

3.2. Resultados de las simulaciones numéricas

Para la comparación de los resultados de las simulaciones numéricas con los experimentales se han obtenido las gráficas reacción en los apoyos frente a desplazamiento en centro de vano, que se presentan en las Figuras 9-11. Los patrones de fisuración obtenidos son los que se recogen en las Figuras 12 y 13.

Como ya se ha mencionado con anterioridad, con el fin de comparar los resultados de las simulaciones numéricas con las realizadas por otros autores, la Figura 14 muestra la historia de deflexión simulada en la viga de hormigón convencional B40-D4 frente a

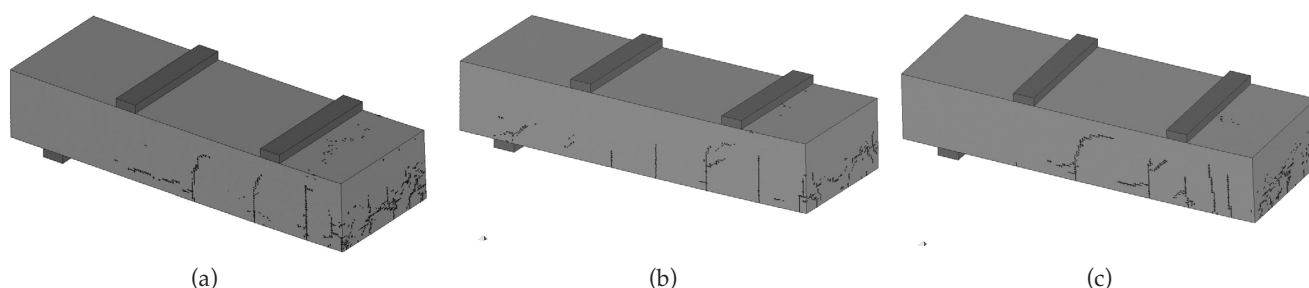


Figura 12. Patrón de fisuración en las simulaciones ante carga estática. (a) B100-S1(12). (b) B100-S1(16). (c) B200-S1

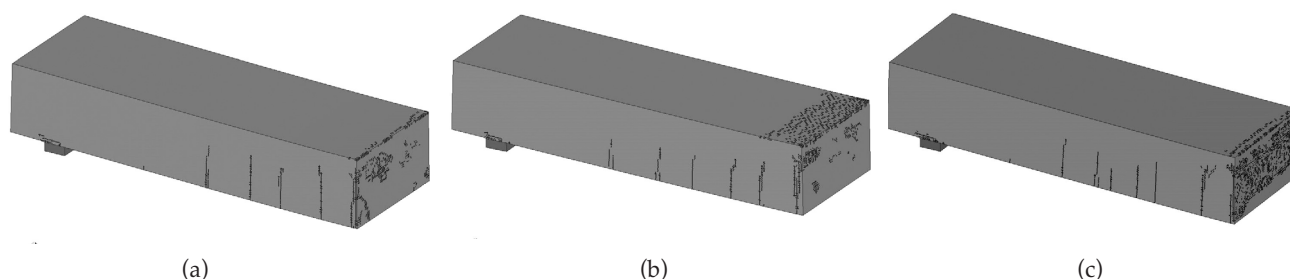


Figura 13. Patrón de fisuración en las simulaciones ante carga impulsiva. (a) B100-D3(12). (b) B100-D3(16). (c) B200-D1

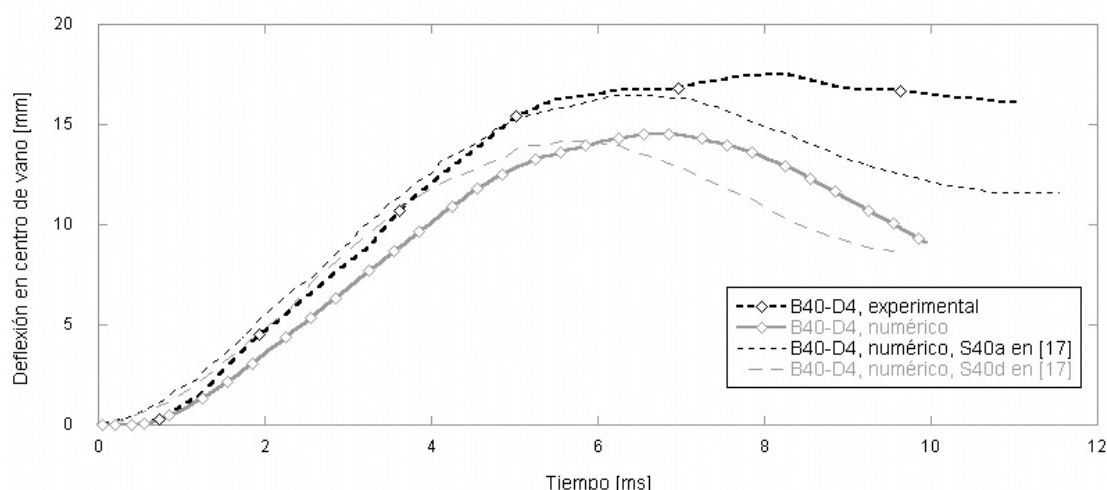


Figura 14. Gráficas experimental y numérica desplazamiento – tiempo del ensayo B40-D4 ante carga impulsiva. Comparación con los resultados de [17]

las simulaciones realizadas por Magnusson *et al.* [17] y frente a los resultados experimentales, apreciándose un buen grado de concordancia.

4. DISCUSIÓN

Los resultados de las simulaciones numéricas presentan una gran similitud con los obtenidos de la campaña experimental, especialmente en lo referente a los cambios en la ductilidad de las vigas y a su capacidad portante ante ambos regímenes de carga. Sin embargo, se observan en las simulaciones ciertas desviaciones con respecto a los resultados experimentales, que se discuten en el presente apartado.

4.1. Ensayos estáticos

En las simulaciones numéricas, al igual que en los resultados experimentales, se aprecia la respuesta estructural clásica de una viga biapoyada ante fallo por flexión: (a) comportamiento elástico previo a la fisuración, (b) cambio de pendiente en la rama elástica tras la fisuración, (c) entrada en régimen plástico tras alcanzar la carga máxima y (d) rotura de la viga al alcanzar la deformación máxima. Destaca que los cambios de rigidez asociados a esta respuesta estructural son mucho más fácilmente apreciables en las simulaciones que en los resultados experimentales, poniendo en evidencia que el comportamiento estructural real de la viga es en realidad un continuo que contrasta con las líneas quebradas que se obtienen de los estudios teóricos.

En cuanto a la carga máxima obtenida, existe buena concordancia entre las simulaciones y los resultados analíticos, que obtienen valores en torno a un 10% inferiores que los medidos experimentalmente.

Por otra parte, superada la zona inicial de aumento de carga, una vez que la viga entra en rango plástico,

se aprecia que mientras que en la campaña experimental se produjo un endurecimiento por deformación, en las simulaciones numéricas lo que se observa es un ablandamiento, asociado a un fallo de adherencia que es especialmente notable en la viga B100-S1(16). De las tres vigas estudiadas, es en ésta en la que coinciden una alta cuantía de armado con una resistencia del hormigón baja.

Al ser éste un fallo por adherencia que se produce de una manera más marcada en la viga B100-S1(16), y no se aprecia en tan gran medida en la viga B100-S1(12), con menor cuantía de armado, se analiza a continuación con más detalle el modo de fallo de estas dos vigas ante carga estática mediante un estudio analítico basado en las prescripciones de la Instrucción de Hormigón Estructural, EHE-08.

Para el cálculo del Estado Límite Último de flexión simple se utilizan los diagramas definidos en el Art. 39.5 de la citada Instrucción. Dado que los resultados de este estudio se compararán con un ensayo real, no se utilizan los coeficientes de minoración de resistencias.

De acuerdo con el diagrama de dominios de deformación del Art. 42.1.3, el modo de fallo previsto para ambas vigas se produce en el dominio 2, rotura por el acero. Sin embargo, cabe destacar que la viga B100-S1(16) presenta un mejor aprovechamiento de su sección resistente, al producirse el fallo por el acero con una deformación elevada del hormigón en la cabeza de compresión de la viga, cercana a su agotamiento, mientras que en la viga B100-S1(12) el fallo por el acero se produce con una deformación del hormigón más baja. Este análisis, aunque elemental, ayudará a comprender el comportamiento de estas vigas ante carga impulsiva, como se verá más adelante.

Se han calculado también los momentos últimos y de fisuración de ambas vigas, así como las flechas instan-

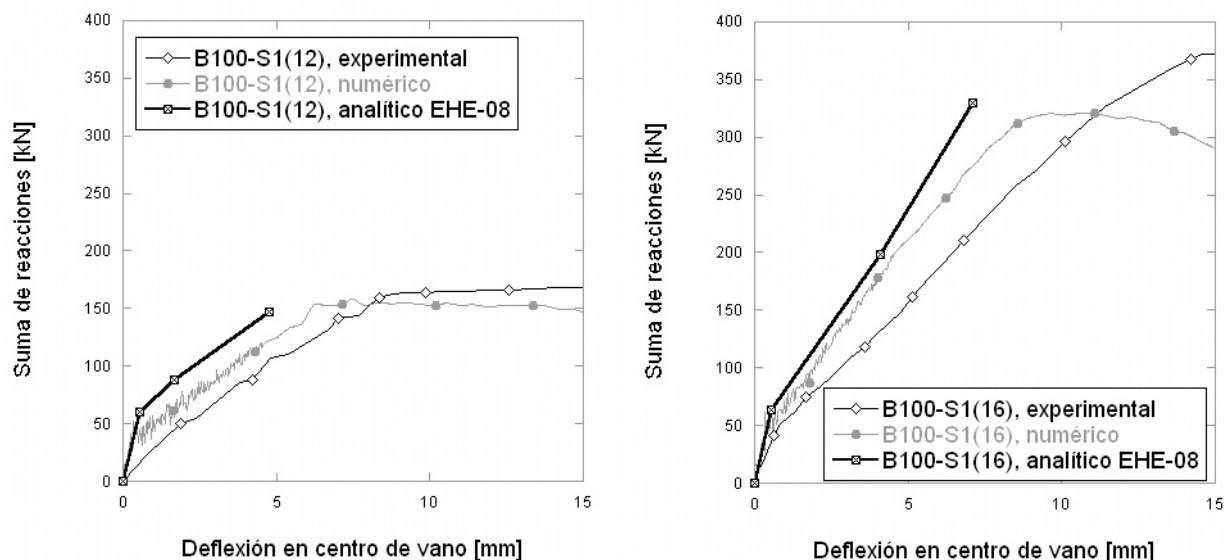


Figura 15. Gráfica experimental, numérica y analítica carga – desplazamiento de los ensayos estáticos B100-S1(12) y B100-S1(16)

táneas esperadas para esos dos estados de carga y para una carga equivalente al 60% de la carga última, de acuerdo con las prescripciones del Art. 50.2.2. Los resultados obtenidos se comparan con los experimentales y los de la simulación numérica en la Figura 15.

El ablandamiento de la rama plástica se achaca básicamente a la rotura de los elementos de hormigón en contacto con las armaduras, hecho que se comprueba en las simulaciones, como se muestra en la Figura 16.

La rotura de estos elementos se asocia a que no son capaces de resistir la carga transmitida por las barras, a pesar de haber introducido unos muelles entre ellos

que simulan la adherencia entre hormigón y acero (Figura 8(b)). Este comportamiento se explica por:

- La discretización simplificada del contacto entre barras y hormigón. Cada elemento barra está en contacto con tan sólo cuatro elementos de hormigón, que son insuficientes para representar el fuerte gradiente de tensiones que se produce en la intercara.
- El modelo de hormigón utilizado, Winfrith Concrete Model, se muestra excesivamente frágil ante las acciones de esfuerzo cortante introducidas por las armaduras.

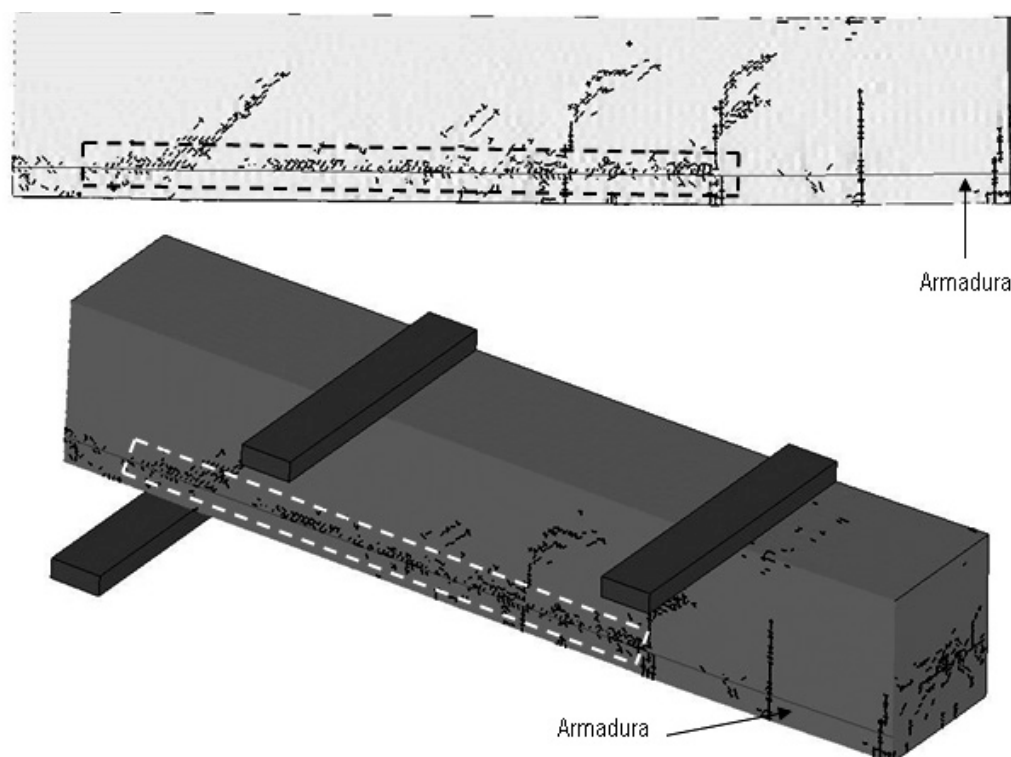


Figura 16. Sección por el eje longitudinal de la viga B100-D3(16) ante carga impulsiva. Obsérvese la existencia de fisuración en los elementos de hormigón adyacentes a la barra de armado

En definitiva, las simulaciones numéricas desarrolladas muestran una buena concordancia en los resultados obtenidos ante carga estática, con la salvedad del fallo de adherencia arriba señalado, que será objeto de futuras investigaciones.

4.2. Ensayos impulsivos

En las simulaciones numéricas ante carga impulsiva se registran unas oscilaciones en la carga durante los primeros instantes del ensayo, en un tiempo inferior a 1 ms. Dichas oscilaciones corresponden a la propagación de ondas elásticas en el material, cuya existencia a nivel teórico así como su base física son bien conocidas [46]. Sin embargo, estas oscilaciones son difícilmente detectables en un ensayo real, debido a que son amortiguadas por la viscosidad existente en los materiales hasta un nivel que dificulta su registro a las frecuencias de muestreo habituales.

No obstante lo anterior, existe una buena concordancia en cuanto a la carga máxima obtenida, así como en lo referente a la ductilidad de la respuesta estructural de las vigas.

En concreto, las simulaciones desarrolladas para las vigas B100-D3(12) y B100-D3(16) son idénticas con la salvedad de que cada una tiene su cuantía de armado y su ley de presiones aplicadas y reproducen el comportamiento observado experimentalmente (ante carga impulsiva la primera presenta un fallo más dúctil que la segunda).

En las simulaciones ante carga impulsiva no se produjo el fallo por adherencia detectado en las simulaciones ante carga estática, pudiéndose apreciar un mecanismo de rotura complejo.

Sin embargo, las simulaciones numéricas desarrolladas demuestran que, para las geometrías estudiadas, una viga que en régimen estático presente una rotura por el acero con el hormigón trabajando a un nivel tensional moderado presentará ante carga impulsiva una respuesta estructural más dúctil que una viga que rompa por el acero con el hormigón sometido a un nivel tensional alto.

De esta manera, la combinación de herramientas analíticas y numéricas se muestra como un método eficaz a la hora de analizar el comportamiento de elementos estructurales ante carga impulsiva, llegando las segundas donde las primeras no pueden llegar, pero complementándose entre sí.

5. CONCLUSIONES

Se han realizado simulaciones numéricas y estudios analíticos sobre una campaña experimental llevada a

cabo por la Agencia de Defensa de Suecia (FOI) sobre vigas de hormigón de alta resistencia sometidas a carga estática e impulsiva.

Las herramientas numéricas utilizadas ofrecen buenos resultados ante ambos regímenes de sollicitación, si bien los resultados son ligeramente mejores en el caso de carga impulsiva.

Los estudios desarrollados muestran que, para las geometrías estudiadas, una viga con una cuantía de armado tal que ante carga estática rompa por el dominio 2 de la EHE-08 (fallo por rotura del acero) mientras el hormigón se mantenga en un nivel de tensiones moderado, si bien desaprovecha la capacidad resistente de su sección, su respuesta dinámica será más dúctil que si el hormigón está muy sollicitado en rotura estática.

En los ensayos se detectó un aumento de la capacidad portante de todas las vigas ante carga impulsiva con respecto a la carga estática, así como un incremento de la fragilidad de las vigas con alta cuantía de armado. Este resultado, en línea con el mencionado en el párrafo anterior, sugiere que una adecuada respuesta estructural ante explosiones requiere una cuidadosa selección de la cuantía de armado, siendo una buena práctica acudir a cuantías que garanticen el fallo por rotura del acero y no del hormigón.

En definitiva, el presente estudio pone de manifiesto que la eficiencia en el diseño de estructuras de hormigón armado sometidas a explosiones no es intuitiva, siendo las herramientas numéricas basadas en el método de los elementos finitos una técnica adecuada para acercarse a ella. En general se debe evitar acudir a cuantías altas de armado, así como a dosificaciones de hormigón que le confieran altas prestaciones en cuanto a resistencia a costa de una baja deformabilidad.

Agradecimientos

Los autores agradecen la financiación de esta investigación a la Fundación Agustín de Bethancourt y a los Ministerios de Fomento (programa P16/08) y de Ciencia e Innovación (programa CONSOLIDER-INGENIO).

REFERENCIAS

- [1] DEPARTMENT OF DEFENSE (EE.UU.) *Unified Facilities Criteria. UFC 4-023-03. Design of buildings to resist progressive collapse*, 2005.
- [2] U.S. DEPARTMENT OF THE ARMY, NAVY AND AIR FORCE. *TM 5-855-1. Fundamentals of Protective Design for Conventional Weapons*. Headquarters Dept. of the Army, 1986.

- [3] AIR FORCE ENGINEERING AND SERVICES CENTER. *ESL-TR-87-57. Protective Construction Design Manual*. Florida : Engineering and Services Laboratory, Tyndall Air Force Base, 1989.
- [4] U.S. DEPARTMENT OF THE ARMY. TM5-1300. *Design of structures to resist the effects of accidental explosions*. Washington DC : US Department of the Army Technical Manual, 1990.
- [5] COMITÉ EURO-INTERNATIONAL DU BÉTON. *Model Code 1990*. London: Thomas Telford Services Ltd., 1998.
- [6] ANWARUL ISLAM A.K.M., YAZDANI N. "Performance of AASHTO girder bridges under blast loading". *Engineering Structures*. 2008, vol. 30, p. 1922-1937.
- [7] GANTES C. J., PNEVMATIKOS N. G. "Elastic-plastic response spectra for exponential blast loading". *International Journal of Impact Engineering*. 2004, vol. 30, p. 323-343.
- [8] YANG G., LOK T.S. "Analysis of RC structures subjected to air-blast loading accounting for strain rate effect of steel reinforcement". *International Journal of Impact Engineering*. 2007, vol. 34, p. 1924-1935.
- [9] FISCHER K., HÄRING I. "SDOF response model parameters from dynamic blast loading experiments". *Engineering Structures*. 2009, vol. 31, n° 8, p. 1677-1686.
- [10] ZHOU X. Q., KUZNETSOV V. A., HAO H., WASCHL J. "Numerical prediction of slab response to blast loading". *International Journal of Impact Engineering*. 2008, vol. 35, p. 1186-1200.
- [11] LUCCIONI B., LUEGE M. "Concrete pavement slab under blast loads". *International Journal of Impact Engineering*. 2006, vol. 32, p. 1248-1266.
- [12] MAYS G.C., HETHERINGTON J.G., ROSE T.A. "Response to blast loading of concrete wall panels with openings". *ASCE, Journal of Structural Engineering*. 1999, vol. 125, n° 12, p. 1448-1450.
- [13] ELLIS B.R., TSUI F. "Testing and analysis of reinforced concrete panels subject to explosive and static loading". *Proceedings of the ICE - Structures and Buildings*. vol. 122, n° 3, p. 293 -304.
- [14] MAGNUSSON J., HALLGREN M. "High performance concrete beams subjected to shock waves from air blast". *FOI (Defence Research Establishment) Test Report R-00-01586-311-SE*, 2000.
- [15] MAGNUSSON J., HALLGREN M. "Reinforced high strength concrete beams subjected to air blast loading". *Proc. Structures under shock and impact VIII*. 2004.
- [16] MAGNUSSON J., HALLGREN M., ANSELL A. "Air-blast-loaded, high-strength concrete beams. Part I: Experimental investigation". *Magazine of Concrete Research*. 2010, vol. 62, No. 2, p. 127-136.
- [17] MAGNUSSON J., ANSELL A., HANSSON H. "Air-blast-loaded, high-strength concrete beams. Part II: Numerical non-linear analysis". *Magazine of Concrete Research*. 2010, vol. 62, No. 4, p. 235-242.
- [18] SCHENKER A., ANTEBY I., GAL E., KIVITY Y., NIZRI E., SADOT O., MICHAELIS R., LEVINTANT O., BEN-DOR G. "Full-scale field tests of concrete slabs subjected to blast loads". *International Journal of Impact Engineering*. 2008, vol. 35, p. 184-198.
- [19] RAZAQPUR A.G., TOLBA A., CONTESTABILE E. "Blast loading response of reinforced concrete panels reinforced with externally bonded GFRP laminates". *Composites: Part B*. 2007, vol. 38, p. 535-546.
- [20] MALVAR L.J., CRAWFORD J.E., WESEVICH J.W., SIMONS D. "A plasticity concrete material model for DYNA3D". *International Journal of Impact Engineering*. 1997, vol. 19, p. 847-873.
- [21] BROADHOUSE B.J., ATTWOOD G.J. "Finite element analysis of the impact response of reinforced concrete structures using Dyna3D". *Proc. 12th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT-12)*, 1993.
- [22] BROADHOUSE B.J., NEILSON A.J. *Modelling Reinforced Concrete Structures in DYNA3D*. Safety and Engineering Science Division. AEE Winfrith. AEEW-M 2465. 1987.
- [23] BROADHOUSE B.J. *The Winfrith concrete model in LS-DYNA3D*. Report: SPD/D(95)363, Structural Performance Department, AEA Technology, Winfrith Technology Centre, U.K. 1995.
- [24] HOLMQUIST T. J., JOHNSON G. R., COOK W. H. "A computational constitutive model for concrete subjected to large strains, high strain rates and high pressures". *Proc. of 14th International Symposium on Ballistics*. 1993.
- [25] GEBBEKEN N., RUPPERT M. "A new material model for concrete in high-dynamic hydrocode simulations". *Archive of Applied Mechanics*. 2000, vol. 70, p. 463-478.
- [26] MORALES-ALONSO G., CENDÓN D.A., GÁLVEZ F., ERICE B., SÁNCHEZ-GÁLVEZ V. "Blast response analysis of reinforced concrete slabs. Experimental procedure and numerical simulation". *Proc. 26th International Symposium on Ballistics*. 2011. [En imprenta].
- [27] CULLIS I.G., SCHOFIELD J., WHITBY A. "Assessment of blast loading effects - Types of explo-

- sion and loading effects". *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 2010, vol. 87, p. 493-503.
- [28] ABRAMS D.A. "Effect of rate of application of load on the compressive strength of concrete". *ASTM J*. 1917, vol. 17, p. 364-377.
- [29] COMITÉ EURO-INTERNATIONAL DU BÉTON. Bulletin d'Information 187. *Concrete structures under impact and impulsive loading*. Dubrovnik, 1988.
- [30] BISCHOFF P.H., PERRY S.H. "Compressive behavior of concrete at high strain rates". *Materials and Structures*. 1991, vol. 24, n° 6, p. 425-450.
- [31] ZIELINSKI A.J., REINHARDT H.W. "Stress-strain behaviour of concrete and mortar at high rates of tensile loading". *Cement and Concrete Research*. 1982, vol. 12, n° 3, 309-319.
- [32] LI Q.M., MENG H. "About the dynamic strength enhancement of concrete-like materials in a split Hopkinson pressure bar test". *International Journal of Solids and Structures*. 2003, vol. 40, p. 343-360.
- [33] ZHANG M., WU H.J., LI Q.M., HUANG F.L. "Further investigation on the dynamic compressive strength enhancement of concrete-like materials based on split Hopkinson pressure bar tests. Part I: Experiments". *International Journal of Impact Engineering*. 2009, vol. 36, p. 1327-1334.
- [34] LI Q.M., LU Y.B., MENG H. "Further investigation on the dynamic compressive strength enhancement of concrete like materials based on split Hopkinson pressure bar tests. Part II: Numerical simulations". *International Journal of Impact Engineering*. 2009, vol. 36, p. 1335-1345.
- [35] ZHANG M., LI Q.M., HUANG F K., WU H.J., LU Y.B. "Inertia-induced radial confinement in an elastic tubular specimen subjected to axial strain acceleration". *International Journal of Impact Engineering*. 2010, vol. 37, p. 459-464.
- [36] COTSOVOS D.M., PAVLOVIC M.N. "Numerical investigation of concrete subjected to high rates of uniaxial tensile loading". *International Journal of Impact Engineering*. 2008, vol. 35, p. 319-335.
- [37] COTSOVOS D.M., PAVLOVIC M.N. "Numerical investigation of concrete subjected to compressive impact loading. Part 1: A fundamental explanation for the apparent strength gain at high loading rates". *Computers and Structures*. 2008, vol. 86, p. 145-163.
- [38] COTSOVOS D.M., PAVLOVIC M.N. "Numerical investigation of concrete subjected to compressive impact loading. Part 2: Parametric investigation of factors affecting behaviour at high loading rates". *Computers and Structures*. 2008, vol. 86, p. 164-180.
- [39] KIM D. J., SIRIJAROONCHAI K., EL-TAWIL S., NAAMAN A. E. "Numerical simulation of the Split Hopkinson Pressure Bar test technique for concrete under compression". *International Journal of Impact Engineering*. 2010, vol. 37, p. 141-149.
- [40] GÁLVEZ DÍAZ-RUBIO F. *Caracterización mecánica de materiales cerámicos avanzados a altas velocidades de deformación*. Tesis doctoral. Madrid: UPM, E.T.S. Ingenieros Aeronáuticos, 1999.
- [41] GÁLVEZ DÍAZ-RUBIO F., RODRÍGUEZ PÉREZ J., SÁNCHEZ GÁLVEZ V. "The spalling of long bars as a reliable method of measuring the dynamic tensile strength of ceramics". *International Journal of Impact Engineering*. 2002, vol. 27, p. 161-177.
- [42] LSTC, LIVERMORE SOFTWARE TECHNOLOGY CORPORATION. *LS-DYNA Keyword User's Manual, Version 971*. 2007.
- [43] COMISIÓN PERMANENTE DEL HORMIGÓN. EHE-08. *Instrucción de Hormigón Estructural*. Aprobada por R.D. 1247/2008, de 18 de julio.
- [44] RUIZ G., CARMONA J.R., CENDÓN D.A. "Propagation of a cohesive crack through adherent reinforcement layers". *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. 2006, vol. 195, p. 7237-7248.
- [45] OTTOSEN N.S. *Nonlinear finite element analysis of concrete structures. Report: Riso-R-411*. Roskilde, Denmark: Riso National Laboratory, 1980.
- [46] MACAULAY M.A. *Introduction to Impact Engineering*. London: Chapman and Hall, 1987.